

Modelli della sensibilità allo strain-rate e identificazione dei parametri caratteristici di lamiere di acciaio

*Original*

Modelli della sensibilità allo strain-rate e identificazione dei parametri caratteristici di lamiere di acciaio / Gamarino, M.; Avale, Massimiliano; Vadori, Roberto. - ELETTRONICO. - (2003). (Intervento presentato al convegno XXXII Convegno Nazionale AIAS tenutosi a Fisciano, Salerno nel 3-6 settembre 2003).

*Availability:*

This version is available at: 11583/1418902 since:

*Publisher:*

*Published*

DOI:

*Terms of use:*

openAccess

This article is made available under terms and conditions as specified in the corresponding bibliographic description in the repository

*Publisher copyright*

(Article begins on next page)

# **MODELLI DELLA SENSIBILITÀ ALLO STRAIN-RATE E IDENTIFICAZIONE DEI PARAMETRI CARATTERISTICI DI LAMIERE DI ACCIAIO**

M. Gamarino<sup>a</sup>, M. Avalle<sup>a</sup>, R. Vadori<sup>b</sup>

<sup>a</sup> *Dipartimento di Meccanica, Politecnico di Torino, Corso Duca degli Abruzzi 24 – 10129 Torino (TO), e-mail: massimiliano.avalle@polito.it*

<sup>b</sup> *Dipartimento di Ingegneria Meccanica e Civile, Università di Modena e Reggio Emilia, Via Vignolese 905/B – 41100 Modena (MO), e-mail: vadori.roberto@unimore.it*

## **SOMMARIO**

È ormai ampiamente riconosciuto che i materiali hanno un comportamento che varia con la velocità di deformazione. L'influenza della velocità sulle proprietà del materiale viene modellata tramite modelli costitutivi. I modelli che sono stati proposti sono numerosi e differenti fra di loro e non esistono dei criteri ben definiti per la loro scelta. I dati caratteristici dei vari materiali non sempre sono disponibili anche perché la loro identificazione è piuttosto difficoltosa. Scopo del lavoro è di implementare una procedura numerica per l'identificazione dei parametri di influenza rispetto alla velocità di deformazione, tramite la simulazione di una prova sperimentale. Per questo scopo sono stati considerati e confrontati diversi modelli. Di questi modelli si sono messi in evidenza i vantaggi e le principali limitazioni e si sono potuti determinare i parametri per i due materiali considerati.

## **ABSTRACT**

It is widely accepted that most materials behave differently when strain-rate changes. The influence of strain-rate can be modeled by means of constitutive models. The various proposed models are quite different and criteria for their selection are not available. Material data are not always available also because their identification is rather difficult. Aim of this work is to implement a numerical procedure to identify the material parameters to take into account for the sensitivity to the strain-rate by simulating an experimental test. To do this, different models were considered. Advantages and limitations of these models have been shown and parameters of two considered materials were identified.

## 1. INTRODUZIONE

La moderna progettazione di elementi strutturali, avvalendosi di simulazioni di deformazione applicate a modelli numerici, consente una precisa previsione del loro comportamento strutturale ed in particolare di individuare le zone maggiormente sollecitate in condizioni simili a quelle reali di esercizio. Le simulazioni numeriche sono state eseguite utilizzando il codice DYNA3D (codice agli elementi finiti tridimensionale esplicito vettorizzato, ideato per analizzare la risposta dinamica con grandi deformazioni di solidi anelastici) e consentono di analizzare il comportamento dei componenti provati, senza la necessità di dover realizzare dei prototipi accurati dal punto di vista fisico e dover realizzare prove in laboratorio, le quali risultano spesso lunghe e costose.

Quando i componenti sono sollecitati da condizioni di carico dinamico, come nei casi di impatto o nelle operazioni di formatura, i materiali sono soggetti a valori elevati della velocità di deformazione (*strain-rate*). Per molti materiali nasce la necessità di distinguere le proprietà dinamiche del materiale da quelle rilevate in condizioni quasi-statiche [1-4]. Gli effetti dinamici possono essere tenuti in considerazione mediante modelli di sensibilità alla velocità di deformazione. La fondamentale assunzione comune a questi modelli è che le differenze presenti tra le proprietà dinamiche e statiche siano legate solamente alla velocità di deformazione.

Per molti materiali, compresi quelli considerati in questo lavoro, si riscontra la presenza di una influenza positiva della velocità sulla tensione di snervamento. La sensibilità alla velocità di deformazione è una caratteristica propria del materiale ed è indipendente dalla geometria della struttura presa in considerazione. Si può notare che la deformazione a rottura diminuisce con l'aumentare della velocità di deformazione.

In questo lavoro, che ha lo scopo di implementare modelli costitutivi di due acciai utilizzati nella costruzione di strutture veicolistiche si è cercato di identificare il modello più adeguato, fra alcuni noti dalla letteratura sull'argomento, e di determinarne i parametri caratteristici.

## 2. PROVA SPERIMENTALE E SUA MODELLAZIONE

Per eseguire un'accurata previsione del comportamento ad urto di un componente strutturale, si richiede la realizzazione di soddisfacenti modelli del materiale sensibile alla velocità di deformazione, affinché possa essere valutato l'eventuale effetto di incrudimento dinamico nel materiale stesso. Allo scopo di riprodurre, con l'ausilio del calcolatore, quanto ottenuto in laboratorio ed effettuare in tal modo una validazione dei risultati numerici, sono state simulate prove di flessione a differente velocità di deformazione.

Le prove sperimentali sulle lamiere nei due acciai S355 e DC06 sono state svolte su provini di forma quadrata di dimensioni 100 mm×100 mm [5-7]. La modalità di prova adottata segue le prescrizioni della norma ASTM D5420/96 (*Impact resistance of rigid plastic sheeting or parts by means of a tup*). Durante le simulazioni si è trascurato l'attrito fra il penetratore e la piastrina, mentre nella prova sperimentale si è utilizzato del lubrificante per cercare di ridurre al minimo questo fenomeno.

Il provino in questione è disposto in uno specifico afferraggio che ne vincola i bordi e lascia libera una zona centrale di forma circolare di diametro 73.1 mm (3"). In questo modo si ottengono le condizioni di prova di una piastra circolare incastrata nel bordo esterno.

In figura (1) è rappresentato il modello agli elementi finiti utilizzato per la simulazione delle prove sia in regime quasi statico sia in regime dinamico. L'assialsimmetria del sistema permette di operare su un modello semplificato: l'analisi, limitata ad un quarto di struttura, permette una riduzione significativa dei tempi di calcolo senza diminuire la qualità dei risultati. La piastrina e l'impattatore sono stati discretizzati per mezzo di elementi shell a

quattro nodi. Il provino è stato realizzato, in tutte le simulazioni, in materiale elasto-plastico con incrudimento isotropo, mentre l'impattatore emisferico è stato modellato come materiale rigido. Nella simulazione la piastrina è stata vincolata sul bordo esterno mediante degli incastri in modo da simulare l'afferraggio e lungo i piani di simmetria del modello attraverso dei carrelli e cerniere in modo da riprodurre la condizione di assialsimmetria. Per simulare la massa reale dell'impattatore sono state inserite delle masse puntiformi disposte sui nodi a quota più elevata, in questo modo si è riprodotta la massa di 20 kg. Nelle simulazioni dinamiche si è tenuto conto degli effetti del campo gravitazionale imponendo a tutti i nodi della struttura un'accelerazione pari all'accelerazione di gravità.

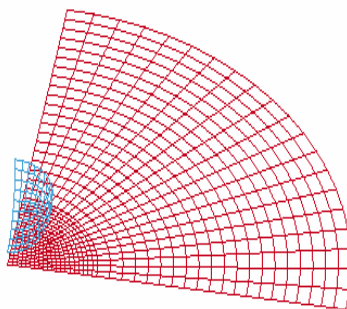


Fig. 1 - Modello FEM della piastrina e della testa dell'impattatore

Le simulazioni effettuate prevedono la possibilità di trattare correttamente il contatto tra i corpi in moto relativo, ma non la lacerazione e la separazione di parti di materiale, quindi non prevedono la possibilità di perforazione della piastrina discretizzata.

### 3. CARATTERISTICHE MECCANICHE

Le prove sperimentali sono state eseguite su due materiali con caratteristiche meccaniche diverse: DC06 EN 10030 (ex FeP06) e S355 EN 10027-1 (ex FeE355).

L'acciaio DC06 è un acciaio laminato a caldo da impiego diretto o per stampaggio a freddo, utilizzato principalmente nello stampaggio profondo e tipico per le costruzioni della scocca degli autoveicoli.

L'acciaio S355 è un acciaio altoresistenziale in lamiere e nastri laminato a caldo per costruzioni saldate sottoposte a forti sollecitazioni. In anni recenti gli acciai altoresistenziali hanno ricevuto particolare attenzione nelle costruzioni automobilistiche. Volendone valutare la possibilità di utilizzo nella costruzione delle scocche, si è ritenuto importante esaminarne la sensibilità alla velocità di deformazione.

Le principali proprietà meccaniche dei due acciai studiati sono riportati in tabella 1. In laboratorio sono state effettuate delle prove di trazione con lo scopo di rilevare le proprietà meccaniche del materiale da impiegarsi nelle simulazioni numeriche, quali il modulo elastico  $E$ , il modulo plastico  $E_t$  e la tensione di snervamento statica  $\sigma_0$  (vedi tabella 1).

Tab. 1 – Proprietà meccaniche dei materiali utilizzati

Materiale:	$R_e$ (MPa) nominale	$R_m$ (MPa) nominale	$E$ (GPa)	$E_t$ (MPa)	$\sigma_0$ (MPa) misurata
<b>DC06</b>	170 ÷ 300	320 ÷ 410	200	952	204
<b>S355</b>	>355	490 ÷ 630	206	953	486

#### 4. PROVE A BASSA VELOCITÀ DI DEFORMAZIONE

Al fine di verificare la validità della discretizzazione e delle ipotesi fatte per la descrizione del comportamento del materiale è stata condotta una simulazione in condizioni quasi-statiche. In questo caso non è stata attivata l'opzione di modifica della tensione di snervamento con la velocità di deformazione. Le prove di laboratorio a bassa velocità di deformazione sono state effettuate su una macchina universale idraulica. I lamierini, alloggiati sull'attrezzatura di serraggio precedentemente descritta, sono stati sollecitati a velocità costante di avanzamento dell'impiantatore di 0.015 mm/s.

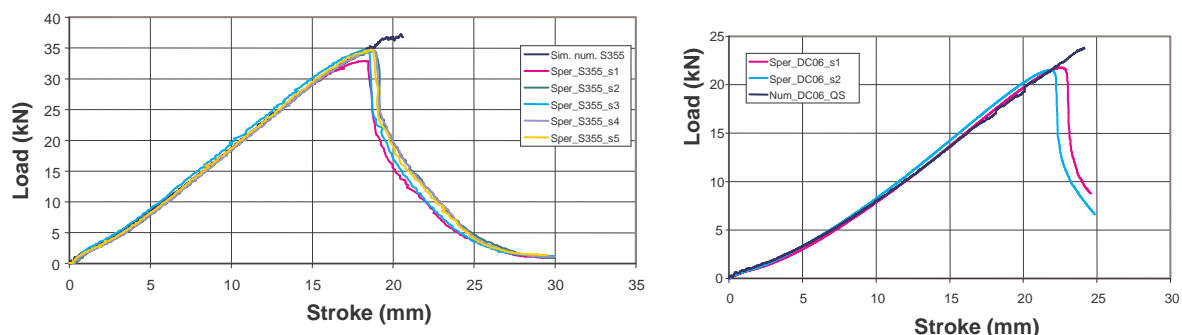


Fig. 2 - Curve sperimentali e numeriche in condizioni quasi statiche per i materiali S355 e DC06

Il grafico sopra riportato mostra un ottimo accordo tra risultati numerici e sperimentali, permettendo di affermare che la legge bilineare è adeguata, almeno fino al punto di perforazione della piastrina nelle prove in laboratorio. Questo in conseguenza del limite del modello che non prevede la lacerazione del materiale. La modellazione del fenomeno della lacerazione del materiale è problema molto complesso e comunque non influente sulle applicazioni per il quale si è sviluppato questo modello.

Per valutare la bontà dei risultati ottenuti dalle simulazioni si è introdotto un criterio oggettivo ritenendo non soddisfacente il semplice confronto visivo soggettivo. È stato introdotto lo scarto quadratico medio  $e^2$  calcolato come:

$$e^2 = \frac{\sum_{i=1}^N (F_{i,sper} - F_{i,num})^2}{N} \quad (1)$$

Dove  $F_{i,sper}$  e  $F_{i,num}$  sono i valori di forza misurati allo stesso istante di tempo nella prova sperimentale e nella simulazione numerica, rispettivamente, ed  $N$  è il numero di punti sperimentali. La divisione per il numero dei punti sperimentali è necessaria perché in tutte le prove l'indice di errore  $e^2$  sia indipendente dal numero di punti sperimentali.

Il calcolo dell'indice viene effettuato sui punti sperimentali che vanno dall'inizio del fenomeno fino al valore della corsa ove la curva sperimentale presenta il punto di massimo.

#### 5. PROVE AD ALTA VELOCITÀ DI DEFORMAZIONE (HIGH SPEED)

Avendo accertato che il modello matematico è in grado di descrivere in maniera appropriata il comportamento della struttura nel caso statico, si è utilizzato lo stesso modello come riferimento per lo sviluppo delle simulazioni in condizioni di carico dinamico. Per entrambi i materiali trattati nel corso di questo lavoro, sono state eseguite in laboratorio prove d'impatto

con la macchina a caduta di dardo (drop-dart) ATS-FAAR Fall-O-Scope a velocità iniziale d'impatto pari a circa 6.2 m/s.

Per comprendere il fenomeno sperimentale occorre analizzare in modo dettagliato l'andamento forza-corsa sperimentale generico.

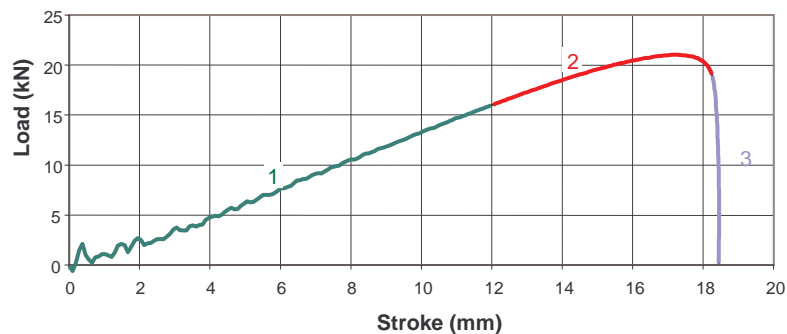


Fig. 3 - Andamento dinamico sperimentale generico

Nel fenomeno si possono distinguere tre fasi. Nella prima fase di deformazione la curva presenta una certa linearità di comportamento, con la forza che cresce quasi proporzionalmente alla corsa del penetratore. L'impatto è un'ottima fonte di eccitazione modale del dardo e, per risalire alla forza  $F$  scambiata fra provino e dardo, è indispensabile filtrare il segnale letto dal sistema di acquisizione. La seconda fase è quella nella quale il materiale raggiunge valori elevati di deformazione localizzata che ne causano il danneggiamento interno. Successivamente la forza richiesta per far avanzare il punzone scende per il fenomeno del necking e poi più rapidamente quando avviene la lacerazione. Nelle prove sperimentali con velocità d'impatto più basse, e quindi energia minore, si ha il caso di rimbalzo senza perforazione.

Si è deciso di scegliere convenzionalmente il punto di transizione tra la prima e la seconda fase, in modo da poter meglio effettuare un'analisi non solo qualitativa, ma anche numerica sull'influenza della varie costanti durante l'implementazione dei diversi modelli costitutivi adoperati in questo lavoro. Questo punto di passaggio si individua ad un valore di forza pari a  $\frac{3}{4} F_{max}$ . In figura 4 sono illustrate le curve sperimentali ottenute ad una velocità di impatto iniziale pari a 6.26 m/s.

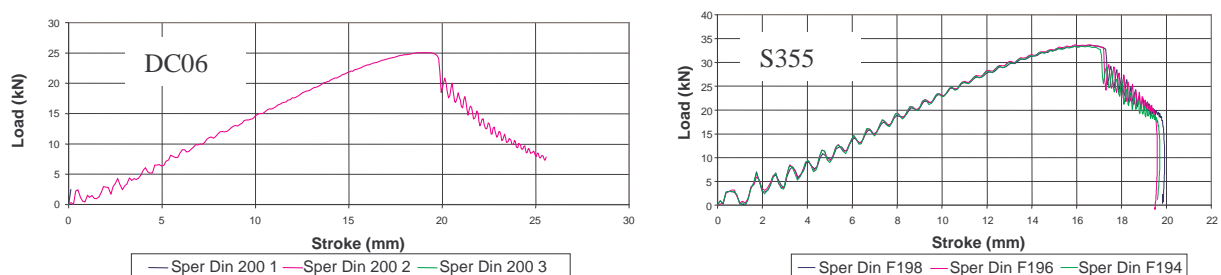


Fig. 4 - Curve sperimentali a  $v = 6.26$  m/s

Confrontando i risultati dinamici con quelli statici (figure 2 e 4), si osserva una significativa differenza in entrambi i materiali; nel caso dinamico si nota che la pendenza delle curve è aumentata con un incremento sensibile della forza massima. In entrambi i casi dinamici i provini si lacerano totalmente a valori più bassi di corsa.

Il comportamento elasto-plastico di un materiale al variare della velocità di deformazione

(*strain-rate sensitivity*) può essere determinato mediante l'ausilio di opportuni modelli costitutivi semi-empirici, ovvero di relazioni analitiche che esprimono la legge di variazione delle tensioni plastiche in un materiale con la derivata prima della deformazione rispetto al tempo. Tali modelli consentono una stima sufficientemente attendibile del comportamento dinamico dei materiali metallici, e sono stati implementati all'interno del codice di calcolo agli elementi finiti. I risultati delle prove dinamiche sono stati utilizzati per realizzare piani fattoriali dei coefficienti caratteristici in cui la risposta esaminata era l'errore quadratico medio. Attraverso un'analisi di regressione si sono determinati i valori dei parametri che meglio permettono di rappresentare la caratteristica sperimentale.

### 5.1 Implementazione del modello costitutivo di Cowper e Symonds

Per tenere conto degli effetti della velocità di deformazione, è stato inizialmente utilizzato il modello costitutivo di Cowper e Symonds [1-2]. Implementare tale formula ha il significato di attivare nel modello del materiale l'opzione per la modifica della tensione di snervamento. Infatti, la relazione di Cowper-Symonds non modifica la curva di incrudimento del materiale, perché esprime solamente l'influenza della velocità di deformazione  $\dot{\epsilon}$  sulla tensione di snervamento dinamica  $\sigma_0'$ :

$$\frac{\sigma_0'}{\sigma_0} = 1 + \left( \frac{\dot{\epsilon}}{D} \right)^{1/q} \geq 1 \quad (2)$$

Il modello di Cowper e Symonds è caratterizzato dai due parametri  $q$  e  $D$  il cui valore è una caratteristica di ogni materiale. Tali parametri sono stati determinati mediante una analisi con piani fattoriali.

Il materiale DC06 è un materiale sensibile alla velocità di deformazione, per cui il piano fattoriale è stato centrato attorno a valori bassi per il parametro  $D$  e valori medio-alti per il parametro  $q$ , mentre, il materiale S355 è un materiale con una ridotta sensibilità alla velocità di deformazione, per cui il piano fattoriale è stato centrato attorno a valori elevati per il parametro  $D$  e valori medio-bassi per il parametro  $q$  come anche riportato in letteratura.

L'analisi è basata sui risultati ottenuti dalle simulazioni sui materiali sopra citati ad una velocità d'impatto iniziale di 6.26 m/s. In tabella 2 sono stati riportati i risultati dell'analisi in termini dei valori dell'errore quadratico medio nei punti esaminati del piano fattoriale, corrispondenti in questo caso a coppie di valori dei parametri  $D$  e  $q$ . Per meglio evidenziare l'influenza dei parametri si è utilizzata una rappresentazione di tipo cromatico.

Lo studio dei risultati ottenuti da tali piani fattoriali ha permesso di individuare, per il materiale DC06, nella coppia di valori  $q = 4.5$  e  $D = 100 \text{ s}^{-1}$  il punto di minimo; esso fornisce attraverso la simulazione numerica una curva forza-corsa del dardo che riproduce in maniera molto soddisfacente le curve rilevate in via sperimentale. In tabella 2(a) si osserva chiaramente che per i materiali sensibili alla velocità di deformazione, come DC06, il parametro  $D$  risulta avere un'influenza maggiore rispetto a  $q$ . Mentre dall'esame della tabella 2(b) del materiale S355, si nota che la banda di minimo si disloca in direzione diagonale coprendo l'intero piano fattoriale. Questo fenomeno indica una minore sensibilità del materiale S355 rispetto alla velocità di deformazione. L'analisi dei risultati del piano fattoriale ha permesso di individuare nelle coppie di valori  $D = 5000 \text{ s}^{-1}$ ,  $q = 2.5$  e  $D = 8000 \text{ s}^{-1}$ ,  $q = 3$  quelle che meglio descrivono il comportamento del materiale. Esiste cioè un'ampia regione in cui lo scarto quadratico medio varia molto poco in funzione dei valori delle coppie  $D$  e  $q$ , per cui il minimo risulta poco evidente e non concentrato in una zona definita.



Tab. 2 - Piano fattoriale per il modello costitutivo di Cowper-Symonds  
 $v = 6.2 \text{ m/s}$ ; (a) acciaio DC06; (b) acciaio S355

(a)

D	50	100	150	200	250	300
<b>q</b>						
<b>4</b>	2.07	0.16	0.17	0.52	0.92	1.34
<b>4.5</b>	1.12	0.09	0.26	0.59	0.98	-
<b>5</b>	0.62	0.09	0.31	0.66	0.99	1.30
<b>5.5</b>	0.36	0.12	0.38	-	-	1.26
<b>6</b>	0.21	0.15	0.42	0.71	0.98	1.23
<b>6.5</b>	0.14	0.18	0.45	0.72	-	-
<b>7</b>	0.11	0.22	0.48	0.72	0.95	-
<b>7.5</b>	2.07	0.16	0.18	0.52	0.92	1.34

**Leg.**

$e^2$

< 0.1

0.1÷0.2

0.2÷0.4

0.4÷0.8

> 0.8

(b)

D	1000	2000	3000	4000	5000	6000	7000	8000	9000	10000
<b>q</b>										
<b>1</b>	28.6	1.88	7.58	10.4	10.9	-	11.3	11.4	-	11.6
<b>1.5</b>	19.1	0.25	1.38	3.31	4.86	6.04	-	7.70	8.24	-
<b>2</b>	19.5	1.98	0.19	0.48	1.18	1.84	2.55	3.14	-	4.18
<b>2.5</b>	21.5	4.86	1.35	0.37	0.18	0.28	0.52	0.79	1.09	1.39
<b>3</b>	23.7	7.89	3.47	1.66	0.82	0.40	-	0.18	0.20	0.27
<b>3.5</b>	26.0	-	5.76	-	2.16	-	1.01	0.67	0.46	0.33
<b>4</b>	27.9	-	-	5.77	4.14	3.10	-	1.82	-	1.13
<b>4.5</b>	-	-	10.6	7.78	5.98	4.73	3.89	3.21	-	2.38
<b>5</b>	31.2	-	-	-	8.22	-	-	4.87	-	3.89

**Leg.**

$e^2$

< 0.3

0.3÷0.6

0.6÷1

1÷2

> 2

In figura 5(a) e 5(b) è riportato il confronto fra le curve forza-corsa del punzone rilevate sperimentalmente e ottenute dalla simulazione numerica in condizioni di prova dinamiche applicando la relazione di Cowper-Symonds con i parametri che sono risultati migliori (dal punto di vista di minimizzazione dello scarto quadratico medio) per i due materiali. Il confronto è soddisfacente fino al valore di forza limite stabilito. In fig. 6(a) e 6(b) sono state rappresentate graficamente le superfici di interpolazione dei risultati numerici per i materiali studiati nel presente lavoro.

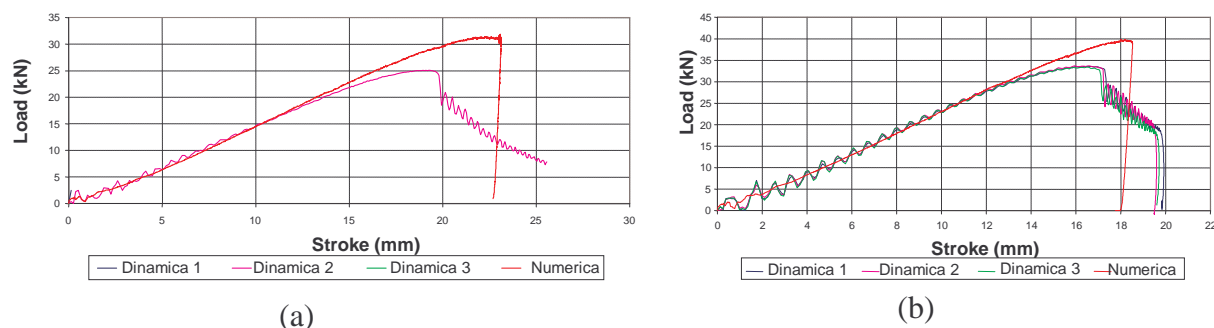


Fig. 5 - Confronto curve forza-corsa; (a) acciaio DC06; (b) acciaio S355

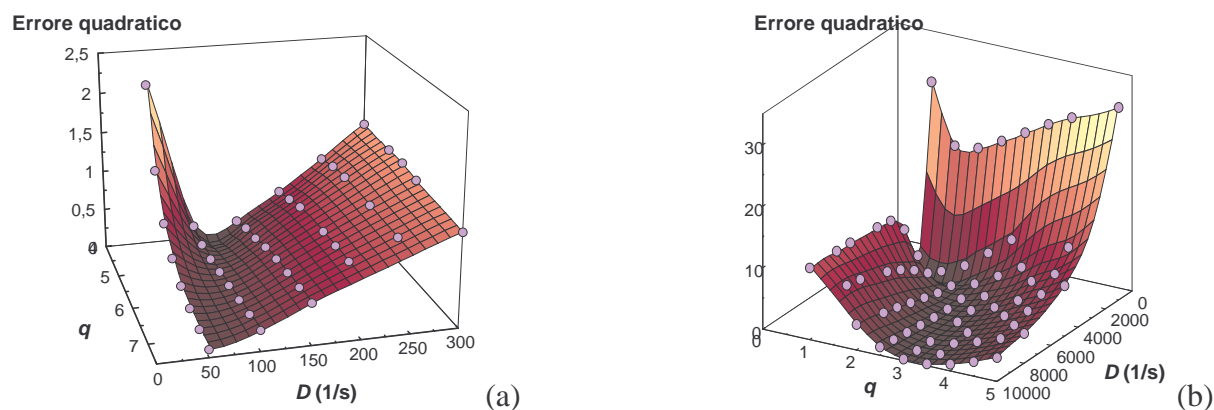


Fig. 6 - Superficie d'interpolazione; (a) acciaio DC06; (b) acciaio S355



## 5.2 Implementazione del modello costitutivo di Jones

Nel 1989 Jones propose una modifica della relazione di Cowper e Symonds allo scopo di tenere in considerazione l'effetto combinato del valore della velocità di deformazione e della deformazione [1, 3]. La relazione costitutiva proposta da Jones è la seguente:

$$\frac{\sigma'_0}{\sigma_0} = 1 + \left[ \frac{\dot{\varepsilon}}{B + C \cdot \varepsilon} \right]^{1/q} \quad (3)$$

La modifica introdotta da Jones prevede l'introduzione di un nuovo parametro  $C$  che viene moltiplicato per il valore della deformazione  $\varepsilon$ .

Rispetto a Cowper-Symonds si ha un parametro in più da determinare ma per l'analisi sperimentale si è deciso di mantenere costante il parametro  $q$  e variare solamente  $B$  e  $C$ . Questa scelta è giustificata dall'osservazione che il parametro  $q$  è risultato meno influente degli altri fattori. Si è posto il parametro  $q$  pari a 4.5 per il materiale DC06 e  $q$  pari a 2 per il materiale S355 e si sono impostati i piani fattoriali sui parametri  $B$  e  $C$ . Il parametro  $B$  è stato fatto variare nell'intorno del valore ottimale del parametro  $D$  di Cowper-Symonds, mentre per  $C$  si è dovuto adottare un intervallo molto ampio con valori sia negativi sia positivi. I risultati dei piani fattoriali nelle tabelle 3(a) e 3(b) sono riportati in termini di errori quadratici medi per una prova a velocità di impatto di 6.26 m/s.

Tab. 3 - Piano fattoriale per il modello costitutivo di Jones,  
 $v = 6.2 \text{ m/s}$ ; (a) acciaio DC06; (b) acciaio S355

(a)						(b)							
$B$	25	50	100	150	200								
$C$													
$-10^5$	-	1.151	0.097	0.249	0.587								
$-10^4$	4.574	-	0.098	0.257	-								
0	-	1.119	0.094	0.261	0.592								
$10^4$	4.510	1.082	0.098	-	0.611								
$10^5$	-	1.030	0.095	0.273	-								
$10^6$	2.211	0.586	0.097	0.322	0.679								
$10^7$	0.095	0.133	0.450	0.820	1.195								
$5 \times 10^7$	1.146	1.417	1.829	2.171	-								
$10^8$	2.283	2.525	2.877	-	3.407								

$B$	2000	2500	3000	3500	4000	4500	5000
$C$							
$-10^7$	-	-	-	0.195	0.386	0.682	-
$-10^6$	0.251	0.607	0.205	0.236	0.472	0.782	1.173
$-10^5$	2.014	0.590	0.197	0.260	0.479	-	1.179
$-2 \times 10^4$	1.991	0.594	0.211	0.254	0.479	0.801	1.156
$-1 \times 10^3$	1.993	0.590	0.197	0.237	0.481	0.820	1.152
0	1.983	-	0.193	-	0.487	-	1.189
$10^4$	2.044	0.592	0.189	0.250	0.497	0.819	1.165
$2 \times 10^4$	2.037	-	0.201	0.246	0.484	0.800	1.172
$10^5$	1.989	0.620	0.198	0.246	0.493	0.795	1.152
$10^6$	1.902	0.555	0.199	0.250	0.490	0.801	1.157
$10^7$	1.217	0.353	0.180	-	0.584	0.917	-

Leg.	$e^2$			
< 0.2	0.2÷0.3	0.3÷0.5	0.5÷0.8	> 0.8

Dai risultati riportati in tabella 3 si nota che il parametro  $B$  rimane sostanzialmente invariato rispetto ai valori del parametro  $D$  di Cowper-Symonds. È evidente che per valori di  $C$  molto piccoli il prodotto  $C \varepsilon$  risulta trascurabile rispetto a  $B$ . In tali condizioni il modello di Jones non differisce da quello di Cowper-Symonds. Tuttavia, per valori elevati di  $C$  si hanno forti deviazioni dalla soluzione ottimale per il materiale DC06. Il materiale altoresistenziale S355 risulta invece praticamente insensibile al variare del parametro  $C$ .

Lo studio dei risultati ottenuti dal piano fattoriale permette di affermare che la modifica introdotta da Jones non fornisce miglioramenti sostanziali. Infatti, rimane più piccolo il valore dello scarto quadratico medio  $e^2$  calcolato con il modello costitutivo di Cowper-Symonds.

### 5.3 Implementazione del modello costitutivo di Johnson e Cook

Nel 1983 Johnson e Cook [4] proposero una legge costitutiva con l'obiettivo di inglobare in un'unica relazione sia gli effetti della velocità di deformazione, sia gli effetti dell'incrudimento, sia la dipendenza dalla temperatura.

Il modello costitutivo in questione esprime la tensione dinamica di deformazione  $\sigma_0'$  come:

$$\sigma_0' = (A + B\varepsilon_p^n) \cdot \left(1 + C \ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right)\right) \cdot \left(1 - \left(\frac{T - 300}{T_{melt} - 300}\right)^m\right) \quad (4)$$

dove  $A$  è il limite elastico del materiale,  $B$  e  $n$  sono le costanti caratteristiche della parte plastica con incrudimento,  $C$  è una ulteriore costante che esprime la sensibilità alla velocità di deformazione rispetto al valore di riferimento  $\dot{\varepsilon}_0$  che Johnson e Cook suggeriscono di fissare al valore di  $1 \text{ s}^{-1}$ ,  $T$  è la temperatura ambiente in scala assoluta,  $T_{melt}$  è la temperatura di fusione del materiale,  $m$  è una costante del materiale.

Nelle prove sperimentali il fattore  $T$  non è stato tenuto in considerazione poiché tutte le prove sono state eseguite a temperatura ambiente. Per quanto riguarda la determinazione dei parametri  $A$ ,  $B$  e  $n$  del primo termine del modello di Johnson-Cook, essi sono stati identificati con un'interpolazione su un grafico in scala bilogarithmica dei dati sperimentali ottenuti da prove di trazione.

Tab. 4 – Parametri del modello esponenziale

Materiale	$A$ (MPa)	$B$ (MPa)	$n$
<b>DC06</b>	160	718	0.6554
<b>S355</b>	457	417	0.5

Nell'implementazione del modello costitutivo di Johnson-Cook, per entrambi i materiali, si è adottata una modifica rispetto alla formulazione originale. La modifica è resa necessaria per evitare che la tensione di snervamento possa scendere al di sotto di quella statica per valori della velocità di deformazione inferiori a  $1 \text{ s}^{-1}$  o che addirittura possano dar luogo ad un termine dinamico negativo per valori ancora minori. Il modello costitutivo modificato esprime la tensione dinamica di deformazione nella seguente forma:

$$\begin{cases} \dot{\varepsilon} < 1 \Rightarrow \sigma_0' = \sigma_0 \\ \dot{\varepsilon} > 1 \Rightarrow \sigma_0' = (A + B\varepsilon_p^n) \cdot \left(1 + C \ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right)\right) \cdot \left(1 - \left(\frac{T - 300}{T_{melt} - 300}\right)^m\right) \end{cases} \quad (5)$$

L'identificazione del parametro  $C$  è stata eseguita minimizzando l'errore quadratico medio all'interno di un determinato intervallo. Tale intervallo è stato individuato utilizzando come valore centrale del coefficiente  $C$  il valore ottenuto imponendo l'uguaglianza del fattore dinamico di Cowper-Symonds con quello di Johnson-Cook. L'andamento dell'errore quadratico medio in funzione di  $C$  è rappresentato nei grafici di figura 11. I punti di minimo delle curve che rappresentano l'andamento dell'errore quadratico medio permettono di identificare i valori del parametro  $C$  per i due materiali:  $C = 0.331$  per l'acciaio DC06,  $C = 0.074$  per l'acciaio S355.

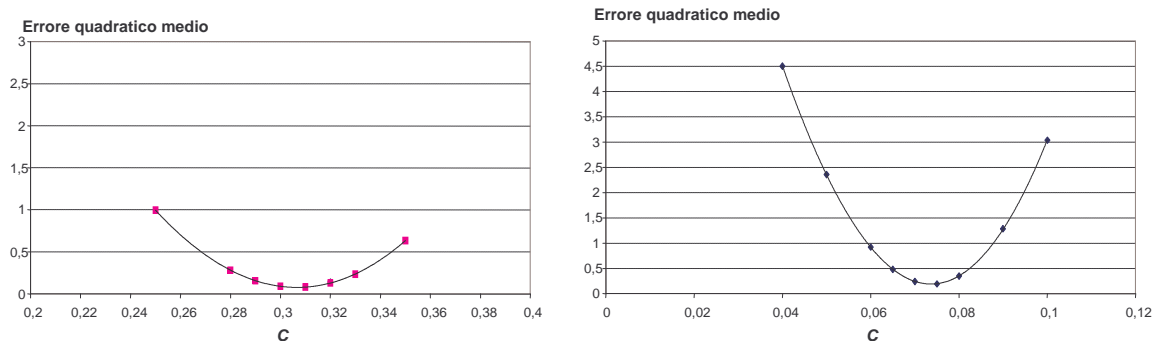


Fig.7 – Curve d’interpolazione ( $C, e^2$ ); (a) acciaio DC06; (b) acciaio S355

## 6. CONCLUSIONI

In questo lavoro sono stati confrontati tre diversi modelli dell’influenza della velocità di deformazione su due materiali per costruzioni autoveicolistiche. L’analisi è stata sviluppata mediante la simulazione di una prova sperimentale di flessione su piastre circolari, minimizzando lo scarto tra i risultati sperimentali e quelli ottenuti numericamente.

Il primo modello considerato, di Cowper-Symonds si è dimostrato adatto a descrivere il comportamento di entrambi i materiali in un campo sufficientemente ampio di velocità d’impatto. Dai risultati ottenuti si è osservato, infatti, che l’acciaio DC06 è molto più sensibile alla velocità di deformazione rispetto al materiale altoresistenziale S355.

Un secondo modello proposto da Jones combina l’influenza della velocità di deformazione con quella della deformazione tramite un ulteriore parametro. Tuttavia, per gli acciai esaminati la modifica di Jones non ha comportato significativi miglioramenti.

Per quanto riguarda la relazione costitutiva di Johnson-Cook si è ottenuta una buona concordanza delle simulazioni numeriche con i risultati ottenuti dalle prove sperimentali, anche se non si è potuto determinare un sensibile miglioramento in termini di approssimazione. Il modello di Johnson-Cook è però particolarmente interessante per la sua semplicità e per il minore numero di simulazioni necessarie per identificarne i parametri.

## BIBLIOGRAFIA

- [1] N. Jones, *Structural Impact*, Cambridge University Press, 1989
- [2] P.S. Symonds, “Survey of methods of analysis for plastic deformation of structures under dynamic loading”, Report No. BU/NSRDC, Brown University, 1967
- [3] N. Jones, “Some comments on the modelling of material properties for dynamic structural plasticity”, *Proc. of Int. Conf. Mechanical Properties of Materials at High Rates of Strain*, Oxford, 1989, pag.435-445
- [4] G.R. Johnson, W.H. Cook, “Fracture Characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures”, *Eng. Frac. Mech.*, Vol. 21, 1, 1985, pag. 31-48
- [5] M. Avalle, G. Belingardi, R. Vadori, G. Masciocco, “Caratterizzazione dinamica del comportamento flessionale di acciai da stampaggio”, *Atti del XXVIII Convegno Nazionale AIAS*, Vicenza, 1999, pp. 629-638
- [6] G. Belingardi, A.A. Fornara, G. Masciocco “Valutazione della sensibilità allo strain-rate di acciai altoresistenziali”, *Atti XXIX Conv. Naz. AIAS*, Lucca, 2000, pp. 1093-1102
- [7] M. Avalle, G. Belingardi, R. Vadori, G. Masciocco “Characterization of the strain rate sensitivity in the dynamic bending behavior of mild steel plates”, *Atti Convegno EUROMAT 2000*, Tours, 2000, pp. 505-510